

Modélisation numérique de l'endommagement ductile pour le forgeage à froid des métaux

Ludovic Bourgeon, Pierre-Olivier Bouchard

Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris
Centre de Mise en Forme des Matériaux (CEMEF)
BP 207, F-06904 Sophia Antipolis cedex
Ludovic.bourgeon@ensmp.fr

Résumé :

Le travail présenté porte sur une approche à la fois expérimentale et numérique de l'endommagement pour le forgeage à froid des métaux. Un modèle d'endommagement de type Lemaitre a été implémenté dans le code de calcul Forge2005[®] pour en particulier mieux prendre en compte l'évolution de l'endommagement en compression. Des essais de formabilité en forge à froid ont été réalisés expérimentalement puis simulés numériquement dans le but de tester le modèle implémenté. Les résultats montrent l'importance de l'anisotropie d'endommagement notamment pour l'une des deux nuances étudiées.

Abstract :

This paper deals with some experimental and numerical aspects of damage evolution during cold forging. A damage model was implemented into the finite element code (Forge2005[®]) in order to get better representation of damage evolution during compressive states. Experimental tests have been performed and compared to numerical simulations. Results show the importance of damage anisotropy for one of the two steel grades studied.

Mots-clefs : Endommagement ductile ; Forgeage à froid ; Triaxialité

1 Introduction

Le forgeage à froid est un procédé de mise en forme permettant la fabrication de pièces en forçant, à l'aide d'outils, le métal à s'écouler dans une ou plusieurs directions. Les procédés de mise en forme utilisés sont le plus souvent de type multi passes et font intervenir des trajets de chargement complexes (compression, cisaillement, traction). Le matériau subit alors de larges déformations plastiques qui vont l'amener à s'endommager. Ce mécanisme, basé notamment sur la germination, croissance et coalescence de cavités, est également fortement dépendant de la triaxialité des contraintes.

Pour modéliser ce phénomène, un modèle d'endommagement de type Lemaitre a été implémenté dans le code de calcul Forge 2005[®].

2 Modèle constitutif

2.1 Lemaitre standard

Le modèle de Lemaitre (1996) est basé sur une formulation thermodynamique faisant intervenir une variable d'endommagement D . Dans le cas d'un endommagement isotrope, cette variable est alors représentée par un scalaire compris entre 0 (matériau sain) et 1 (matériau complètement endommagé). Généralement, la rupture ductile se produit pour une valeur critique $D_c < 1$.

La notion de contrainte effective du matériau est alors introduite de la façon suivante :

$$\tilde{\sigma} = \frac{\sigma}{1-D}, \quad \text{de même } \tilde{S} = \frac{S}{1-D} \quad (1)$$

où σ représente le tenseur des contraintes et S le tenseur déviateur des contraintes.

Le couplage entre endommagement et plasticité est pris en compte en remplaçant S par \tilde{S} dans le critère de plasticité de Von Mises :

$$\Phi = \sqrt{\frac{3}{2} \tilde{S} : \tilde{S}} - R \quad \text{où } R \text{ représente l'écrouissage isotrope du matériau.} \quad (2)$$

Le modèle de Lemaitre suppose également l'existence d'un potentiel d'endommagement Φ_D :

$$\Phi_D = \frac{S_0}{b+1} \frac{1}{1-D} \left(\frac{-Y}{S_0} \right)^{b+1} \quad \text{où } S_0 \text{ et } b \text{ sont 2 paramètres liés à l'endommagement.} \quad (3)$$

L'évolution de l'endommagement dérive alors de ce potentiel :

$$\dot{D} = \begin{cases} 0 & \text{si } \bar{\epsilon}_p < \epsilon_D \\ -\dot{\lambda} \frac{\partial \Phi_D}{\partial Y} = \left(-\frac{Y}{S_0} \right)^b \dot{\bar{\epsilon}}_p & \text{si } \bar{\epsilon}_p \geq \epsilon_D \end{cases} \quad (4)$$

où $\dot{\lambda}$ représente le multiplicateur plastique et $\bar{\epsilon}_p$ la déformation plastique équivalente.

Le paramètre ϵ_D permet de prendre en compte le début de l'endommagement à partir d'un certain seuil de déformation plastique équivalente. Y correspond à la variable force associée à l'endommagement et est donnée par la relation suivante :

$$Y = -\frac{1}{2E(1-D)^2} \left[(1+\nu)\sigma : \sigma - \nu(Tr\sigma)^2 \right] \quad (5)$$

où E et ν sont respectivement le module d'Young et le coefficient de Poisson du matériau non endommagé.

2.2 Effet de fermeture des fissures

L'évolution de l'endommagement dépend fortement du taux de triaxialité des contraintes. A savoir que pour une triaxialité positive (traction), l'endommagement évolue beaucoup plus rapidement que pour une triaxialité négative (compression). Ceci n'est pas le cas du modèle de Lemaitre standard où l'endommagement évolue identiquement en traction et en compression. Pour prendre en compte ce phénomène, nous avons choisi l'approche développée par Ladevèze (1983) qui consiste à décomposer le tenseur des contraintes (σ) en deux parties, l'une relative à la traction (σ_+) et l'autre à la compression (σ_-) :

$$\sigma = \sigma_+ + \sigma_- \quad \text{avec} \quad \sigma_+ = \sum_{i=1}^3 \langle \sigma_i \rangle e_i \otimes e_i \quad \text{et} \quad \sigma_- = \sum_{i=1}^3 \langle -\sigma_i \rangle e_i \otimes e_i \quad (6)$$

où σ_i et e_i sont respectivement les valeurs propres et vecteurs propres de σ

$$\text{et } \langle \sigma_i \rangle = \begin{cases} \sigma_i & \text{si } \sigma_i \geq 0 \\ 0 & \text{si } \sigma_i < 0 \end{cases} \quad (7)$$

La variable force Y s'écrit alors maintenant sous la forme suivante :

$$Y = \frac{-1}{2E(1-D)^2} \left[(1+\nu)\sigma_+ : \sigma_+ - \nu < tr\sigma >^2 \right] - \frac{h}{2E(1-hD)^2} \left[(1+\nu)\sigma_- : \sigma_- - \nu < -tr\sigma >^2 \right] \quad (8)$$

où h ($0 \leq h \leq 1$) est une constante du matériau relative à la fermeture de fissure. Pour des aciers ordinaires, $h \approx 0,2$ ($h = 0$ correspond à un matériau qui ne s'endommage pas en compression).

2.3 Ajout d'un seuil de triaxialité négatif

Des travaux expérimentaux menés par Bridgman (1964) (essais de traction sur éprouvettes subissant une pression hydrostatique), ont permis de mettre en évidence l'existence d'un seuil de triaxialité négatif en dessous duquel la rupture ne se produit pas. Ces résultats ont également été confirmés plus récemment par les travaux de Bao *et al* (2004) (essais de compression sur éprouvettes cylindriques). Cette limite en triaxialité est égale à $-1/3$ et par conséquent les conditions suivantes sont imposées à l'endommagement :

$$\dot{D} = \begin{cases} 0 & \text{si } \text{Triaxialité} \leq -1/3 \\ \left(-\frac{Y}{S_0}\right)^b \dot{\bar{\epsilon}}_p & \text{si } \text{Triaxialité} > -1/3 \end{cases} \quad (9)$$

2.4 Utilisation d'un nouveau potentiel d'endommagement

La formulation du potentiel d'endommagement a une forte influence sur l'évolution de l'endommagement. Le modèle de Lemaitre fait intervenir une certaine expression du potentiel d'endommagement mais d'autres formes de potentiels ont également été proposées dans la littérature. Dans notre cas, un terme supplémentaire a été rajouté au potentiel d'endommagement de Lemaitre, faisant intervenir un nouveau paramètre (α) :

$$\Phi_D = \frac{S_0}{b+1} \frac{1}{1-D} \left(\frac{-Y}{S_0}\right)^{b+1} \left(\frac{1}{\bar{\epsilon}_p^\alpha}\right) \quad (10)$$

Ce terme supplémentaire permet d'obtenir, dans le cas de nos matériaux utilisés, une meilleure corrélation entre l'expérience et les simulations, notamment lors de l'identification des paramètres par analyse inverse.

Ce terme faisant intervenir la déformation plastique cumulée, il est nécessaire de dissocier la déformation plastique créée en traction de celle créée en compression puisque l'évolution de l'endommagement est différente en traction et en compression.

De nouvelles variables sont alors définies comme suit en ce qui concerne la traction :

$$\dot{\bar{\epsilon}}_p^+ = \begin{cases} 0 & \text{si } \text{triaxialité} < 0 \\ \dot{\bar{\epsilon}}_p & \text{si } \text{triaxialité} \geq 0 \end{cases} \quad \text{et} \quad \bar{\epsilon}_p^+|_{n+1} = \bar{\epsilon}_p^+|_n + \dot{\bar{\epsilon}}_p^+ dt \quad (11)$$

$$\dot{D}^+ = \begin{cases} 0 & \text{si } \bar{\epsilon}_p^+ < \epsilon_D \\ \left(-\frac{Y}{S_0}\right)^b \dot{\bar{\epsilon}}_p^+ \left(\frac{1}{(\bar{\epsilon}_p^+)^{\alpha}}\right) & \text{si } \bar{\epsilon}_p^+ \geq \epsilon_D \end{cases} \quad (12)$$

De la même façon, en ce qui concerne la compression, les variables suivantes sont définies par :

$$\dot{\bar{\epsilon}}_p^- = \begin{cases} 0 & \text{si } \text{triaxialité} \in]-\infty, -1/3] \cup [0, +\infty[\\ \dot{\bar{\epsilon}}_p & \text{si } \text{triaxialité} \in]-1/3, 0[\end{cases} \quad \text{et} \quad \bar{\epsilon}_p^-|_{n+1} = \bar{\epsilon}_p^-|_n + \dot{\bar{\epsilon}}_p^- dt \quad (13)$$

$$\dot{D}^- = \begin{cases} 0 & \text{si } \bar{\epsilon}_p^- < \epsilon_D \\ \left(-\frac{Y}{S_0}\right)^b \dot{\bar{\epsilon}}_p^- - \left(\frac{1}{(\bar{\epsilon}_p^-)^\alpha}\right) & \text{si } \bar{\epsilon}_p^- \geq \epsilon_D \end{cases} \quad (14)$$

Au final, l'endommagement total est la somme de l'endommagement créé en compression et traction : $D = D^+ + D^-$

3 Résultats

3.1 Données expérimentales

Des tests de formabilité en forge à froid (essais « Taux d'Ecrasement Limite Equivalent » dits essais TELE), développés par la société Ascométal-Creas, ont été réalisés expérimentalement. Ces essais consistent à comprimer un cylindre, entaillé suivant sa longueur (FIG. 1), jusqu'à rupture ductile. L'intérêt de cet essai est qu'il permet de localiser la fissure toujours au même endroit, c'est-à-dire au centre de l'entaille.

L'apparition de fissures est contrôlée par ressuage. Deux nuances d'acier de forge à froid (nuance 1 et nuance 2) ont été testées. Les données expérimentales recueillies en terme de déplacement à rupture (hauteur d'écrasement limite), nous permettent alors de réaliser ces essais numériquement et de tester ainsi le nouveau modèle d'endommagement développé.



FIG. 1 – Eprouvette TELE

Des essais de traction sur éprouvettes axisymétriques ont également été réalisés pour ces deux nuances d'acier. Les données recueillies (courbes Force/Déplacement) permettent d'identifier les paramètres relatifs au comportement élastoplastique ainsi que ceux constitutifs du modèle d'endommagement. L'identification est effectuée par analyse inverse à partir d'un algorithme basé sur une stratégie d'évolution, permettant après un certain nombre d'itérations, d'identifier le meilleur jeu de paramètres. Les résultats obtenus par analyse inverse sont donnés dans le tableau 1.

	Ecrouissage isotrope $R(\bar{\epsilon}_p) = \sqrt{3}K(1 + a\bar{\epsilon}_p^n)$			Paramètres d'endommagement					
	K (MPa)	a	n	S_0 (MPa)	b	α	ϵ_D	D_c	h
Nuance 1	200	2.57	0.60	35	0.85	1.52	0.145	0.30	0.2
Nuance 2	299	1.77	0.63	40	0.93	1.32	0.07	0.34	0.2

Tableau 1 – Données matériaux identifiées pour les nuances 1 et 2

3.2 Simulations numériques

Les essais TELE ont été simulés numériquement avec le code de calcul Forge 2005[®] en utilisant les valeurs identifiées précédemment (Tableau 1). Les simulations sont menées jusqu'au déplacement à rupture identifié expérimentalement.

La localisation de l'endommagement est correcte pour les 2 nuances et correspond tout à fait aux observations expérimentales. La rupture ductile se produit bien à mi hauteur et à la surface de l'éprouvette (FIG. 2). En ce qui concerne la nuance 1, l'endommagement maximal relevé à la hauteur d'écrasement limite est égal à 0.27, ce qui est proche de la valeur critique du paramètre identifiée ($D_c = 0.30$) en traction. Le modèle est donc tout à fait capable de prédire correctement l'instant de la rupture pour cette nuance.

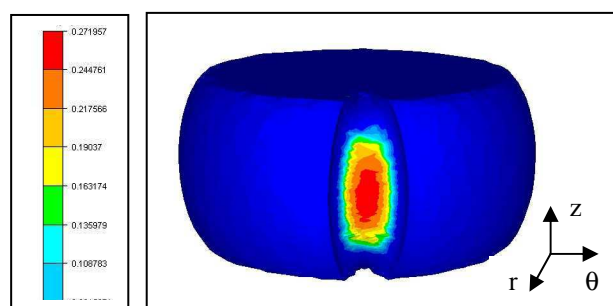


FIG. 2 – Endommagement – Essai TELE
Nuance 1

En revanche en ce qui concerne la nuance 2, l'endommagement maximal relevé à la hauteur d'écrasement limite est égal à 0.19 alors que le paramètre D_c identifié en traction est égal à 0.34. La prédiction dans ce cas n'est pas correcte. Une étude plus approfondie de cette nuance aux microscopes optique et électronique a permis de mettre en évidence l'existence de précipités de Sulfure de Manganèse disposés en chapelet et alignés suivant le sens de mise en forme de la matière. Lorsque les essais de traction ont été réalisés, les éprouvettes ont été découpées dans le sens de mise en forme et par conséquent les précipités étaient disposés parallèlement à la contrainte maximale. En ce qui concerne l'essai TELE, les éprouvettes ont également été taillées suivant le sens de mise en forme (précipités suivant z). En revanche au moment de la rupture, la contrainte maximale est orientée suivant la direction θ qui est perpendiculaire à la direction des précipités (direction z).

C'est pourquoi des essais de traction ont également été menés avec des éprouvettes taillées perpendiculairement au sens de mise en forme (sens transverse). Ces essais ont permis de mettre en évidence une très forte anisotropie de l'endommagement (FIG. 3), à savoir que l'allongement à rupture dans le sens transverse est beaucoup plus faible que dans le sens longitudinal (14.3% contre 32.9%).

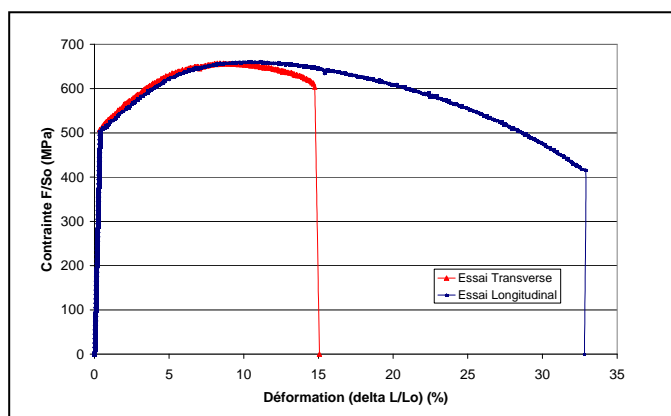


FIG. 3 – Essai de traction – Nuance 2
Courbe Contrainte/Déformation

L'examen des faciès de rupture a également montré une nette différence entre les profils, avec l'observation de cupules (rupture ductile-Fig.4a) dans le cas longitudinal et l'observation de facettes (rupture plutôt fragile-Fig.4b) pour le sens transverse.

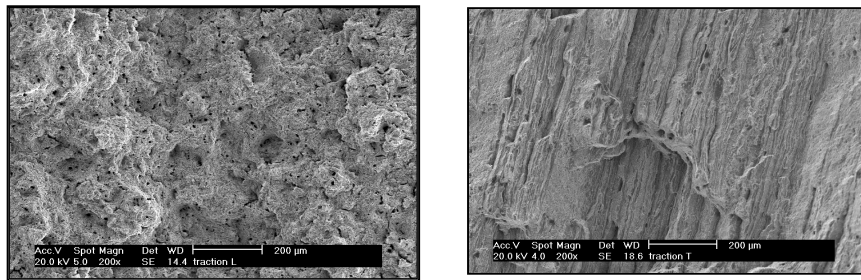


FIG. 4 – Faciès de rupture : (a) longitudinal, (b) transverse.

Connaissant le déplacement à rupture en traction pour le sens transverse, une simulation numérique de cet essai a été réalisée. L'endommagement critique à rupture obtenu est de 0.12 contre 0.34 pour le sens longitudinal. Cette nouvelle valeur de D_c est alors beaucoup plus proche de l'endommagement maximal relevé pour l'essai TELE qui est de 0.19. Par conséquent, la connaissance de l'orientation des précipités par rapport au sens de la sollicitation est primordiale pour pouvoir prédire correctement l'instant de rupture.

4 Conclusions

Dans cet article, un modèle d'endommagement basé sur l'approche de Lemaitre, a été proposé. Celui-ci permet de prendre en compte l'endommagement créé en traction et compression en dissociant le tenseur des contraintes mais également la déformation plastique équivalente cumulée.

Des tests de formabilité en forge à froid (essais TELE) ont été réalisés expérimentalement sur 2 nuances d'acier. Les simulations numériques de ces essais ont montré une localisation correcte de l'endommagement et une bonne prédiction de l'instant de rupture pour la nuance 1. En revanche pour la nuance 2, la présence de précipités alignés dans le sens de mise en forme, lui confère une forte anisotropie d'endommagement qui devra être prise en compte plus précisément. Pour cela, un modèle d'endommagement de type anisotrope va être développé.

Le modèle développé a également été testé pour simuler le procédé de mise en forme industriel du filage direct et a démontré sa capacité à reproduire le défaut de chevron.

Remerciements

Je tiens à remercier la société Ascométal-Creas pour avoir mené à bien la campagne d'essais TELE pour les deux nuances étudiées, ainsi que l'ensemble des partenaires industriels finançant cette étude (CETIM, Ascométal-Creas, Setforge, SNR Roulements et Lisi Automotive).

Références

- Bao Y., Wierzbicki T., On the cut-off value of negative triaxiality for fracture, Engineering Fracture mechanics, 1049-1069, 2004.
- Bridgman P.W. , Studies in large plastic flow and fracture. Cambridge, MA: Harvard University Press, 1964.
- Ladevèze P., On an anisotropic damage theory, in: Proc. CNRS Int. Coll. 351-Faillure criteria of structured media, J.P. Boehler, Villars-de-Lans, 1983.
- Lemaitre J., A course on damage mechanics (second edition), Springer-Verlag, 1996.